

# Zu Verformungsverhalten und Rissgefährdung einer mineralischen Abdichtung im Deponiebau

## infolge gekoppelter zyklischer hydraulischer und mechanischer Beanspruchung

Das Verformungsverhalten einer mineralischen Abdichtung unter Umwelteinflüssen ist ein wichtiges Forschungsthema mit dem Schwerpunkt teilgesättigter Böden im Deponiebau. In Abhängigkeit von der kritische Saugspannung führen Setzungen zusammen mit Quellen und Schwinden des Bodens zu Rissen; andererseits können Initialrisse durch mechanische Kompression in solchen Bereichen geschlossen werden. In diesem Beitrag werden in Form von Feldmessungen die Auswirkungen von Schwellen und Schrumpfen auf eine verdichtete polymerverbesserte Bentonit-Sand-Mischung dargestellt. Zwei Methoden zur Beschreibung des Verformungsverhaltens von mineralischen Abdichtungen im Deponiebau unter gekoppelter hydraulisch-mechanischer Beanspruchung werden vorgeschlagen, die exemplarisch auf das Testfeld einer mineralischen Abdichtung angewendet und verglichen werden.

**Deformation behaviour and crack initialisation of clay liner related to landfills – due to cyclic hydraulic and mechanic actions.** *Settlement and swell/shrink behaviour of clay liner under influence of environment are major topics of many research studies focussing expansive soil behaviour related to landfill applications. Depending on magnitude of surcharge pressure acting on the liner and wetting-drying behaviour of the soil, settlement, together with swelling and shrinkage, may result in cracks or contrastly may close initial cracks induced by mechanical compaction in the field. In this paper, an analysis of the effects of field swelling and shrinkage of a compacted polymer-enhanced bentonite-sand mixture is presented. The analysis performed was based on field suction measurement data. Two different approaches; namely, single-valued effective stress concept and two-independent stress state variable approach for unsaturated soils were adopted in the analysis and comparison is presented in this paper.*

### 1 Einleitung

In diesem Beitrag werden aufbauend auf den grundlegenden Konzepten der Bodenmechanik teilgesättigter Böden zwei Methoden vorgestellt, die eine quantitative Beschreibung des Verformungsverhaltens mineralischer Abdichtungen unter gekoppelter mechanischer und hydraulischer Beanspruchung erlauben. Bei Idealisierung des Bodenverhaltens als linear ist es möglich, zwei Kriterien zur Rissinitialisierung in mineralischen Abdichtungen abzuleiten. Die Methoden werden exemplarisch auf Feldmessungen an einer mineralischen Abdichtung aus einer polymerverbesserten Sand-Bentonit-Mischung angewandt. Detailliert

werden die experimentellen Prozeduren zur Ermittlung der involvierten hydraulisch-mechanischen Materialparameter erläutert. Die notwendigen experimentellen Untersuchungen beinhalten sowohl bodenmechanische als auch bodenphysikalische Standardversuche.

### 2 Mineralische Abdichtung

Die in diesem Beitrag behandelte mineralische Abdichtung des Feldversuchs „Testfeld Rothenbach“ (Trisoplast, 2005) hat eine Mächtigkeit von 0,07 m. Darüber angeordnete Schichten werden durch eine gleichförmige Auflast von 20 kPa idealisiert, siehe Bild 1. Die mineralische Abdichtung besteht aus einer polymermodifizierten Sand-Bentonit-Mischung (PEBSM), die unter dem Handelsnamen Tri-

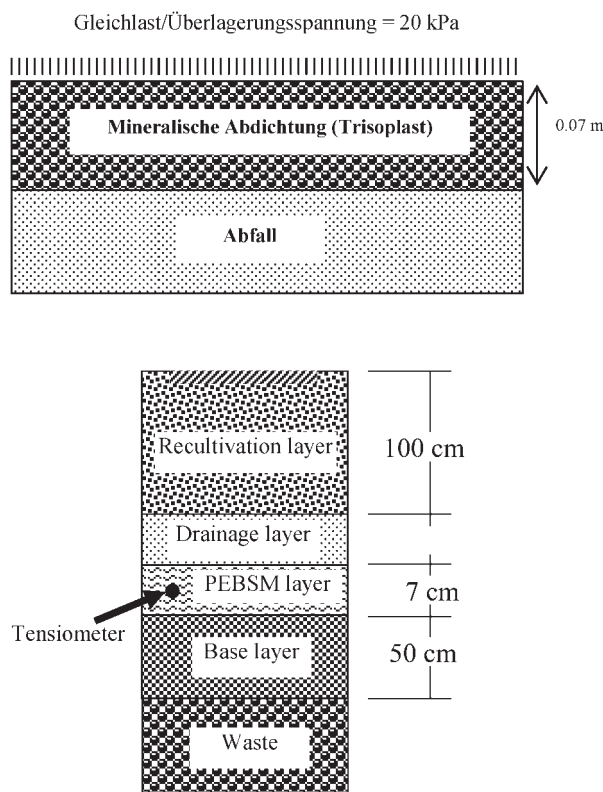


Bild 1. „Testfeld Rothenbach“: Aufbau der mineralischen Abdichtung (unten) und Idealisierung (oben)  
 Fig. 1. „Field test Rothenbach“: geometry of mineral layer (below) and idealization (above)

soplast bekannt ist. Die gekoppelten hydraulisch-mechanischen Eigenschaften von Trisoplast wurden in umfangreichen Laborstudien (Quelldruck und -potential, Permeabilität, Verformungsverhalten, Scherfestigkeit) quantifiziert (Schanz et al. [6]; Agus, Arifin & Schanz [1]). Der Einbau der Abdichtung erfolgte auf der trockenen Seite, bezogen auf das Proctor-Optimum (Bild 2).

Der initiale Wassergehalt der mineralischen Abdichtung nach der Verdichtung beträgt ( $w_i$ ) = 5 %. Die korre-

spondierende Trockendichte gemäß der Proctorkurve ergibt sich zu ( $\rho_{di}$ ) = 1,75 Mg/m<sup>3</sup>. Daraus lassen sich die initiale Dichte zu ( $\rho_i$ ) =  $\rho_{di}(1 + w_i/100)$  = 1,84 Mg/m<sup>3</sup> bzw. die initiale Porenzahl zu ( $e_i$ ) =  $G_s \rho_w / \rho_{di} - 1$  = 0,52 ableiten.

Die initiale Sättigung beträgt ( $S_{ri}$ ) =  $w_i G_s / e_i$  = 25,6 % und die mittlere Spannung in der mineralischen Abdichtung ( $\sigma_v$ ) = 21 kPa. Die initiale totale Saugspannung ergibt sich aus der Saugspannungs-Wassergehaltsbeziehung (Schanz et al., 2004) zu ( $s_i$ ) = 4418 kPa. Aufgrund des geringen Tonanteils und dem Porenfluid Wasser ist der osmotische Anteil an der totalen Saugspannung vernachlässigbar. Im Folgenden wird deshalb die totale Saugspannung mit der Kapillarspannung gleichgesetzt.

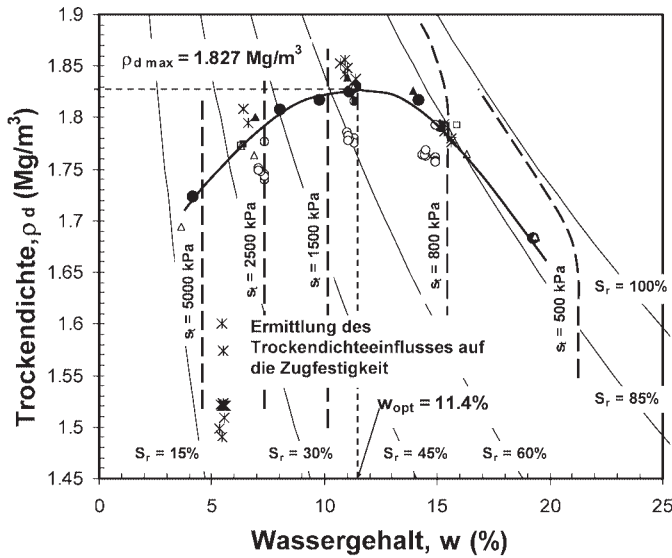
### 3 Feldversuch „Testfeld Rothenbach“

Das Testfeld wurde von 2001 bis 2005 betrieben. In diesem Beitrag wurden die Messungen aus dem Feldversuch „Testfeld Rothenbach“ gemäß Bild 3 zugrunde gelegt.

Sie umfassen eine Zeitreihe der Kapillarspannung aus Tensiometermessungen in der Mitte der mineralischen Abdichtung (siehe Bild 1) über einen Untersuchungszeitraum von ca. zweieinhalb Jahren (2001 bis Ende 2003). Dieser Zeitraum charakterisiert die Aufsättigung nach „trockenem“ Einbau und die Rücktrocknung des Dichtungsmaterials Trisoplast im Jahrhundertsommer 2003.

Zusätzlich ist in Bild 3 der Verlauf der Sättigung angegeben, der unter Annahme eines konstanten Volumens aus den Wassergehalten der Kapillarspannung-Wassergehaltsbeziehung (siehe Bild 4) berechnet wurde.

Die zeitliche Änderung des volumetrischen Wassergehalts ergibt sich aus Bild 4 („Soil-Water Characteristic Curve“, SWCC) welche für den Einbau der mineralischen Abdichtung auf der trockenen Seite des Proctor-Optimums ausgewertet wurde. Dazu wurde der Zusammenhang zur Berechnung des volumetrischen Wassergehalts aus der Kapillarspannung nach Gl. (1) (Fredlund & Xing [4]) benutzt.



- Ermittlung der Proctorkurve
- Ermittlung SWCC
- Ermittlung des Durchlässigkeitskoeffizienten
- Ödometerversuche
- ▲ Ermittlung des Quelldrucks
- △ Scherversuch
- × Zugfestigkeitsversuch

Bild 2. Standard Proctor-Kurve, Sättigung und Isolinien konstanter Saugspannung für Trisoplast, initiale Zustände der durchgeführten bodenmechanischen Versuche  
 Fig. 2. Standard Proctor-test results, degree of saturation and iso-lines of constant suction of Trisoplast, initial states of all soil mechanical tests performed

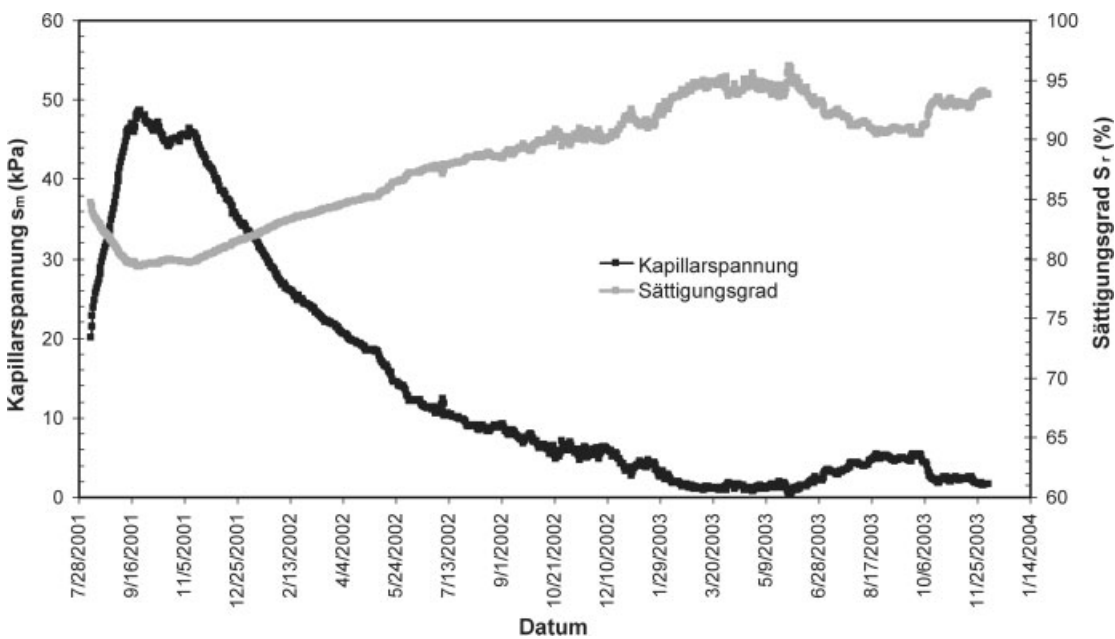


Bild 3. Feldmessungen: gemessene Zeitreihen der Kapillarspannung mittels Tensiometer und daraus berechnete Sättigungen  
 Fig. 3. Field measurements: measured capillary pressures by tensiometers and calculated degree of saturation

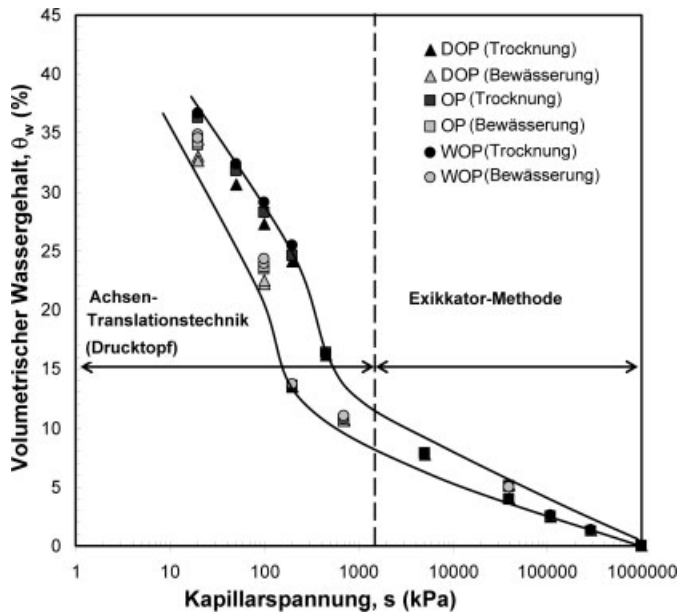


Bild 4. Kapillarspannung-Wassergehaltsbeziehung für Trisoplast in Abhängigkeit vom Initialzustand (DOP: Verdichtung auf der trockenen Seite, OP: Proctor-Optimum, WOP: Verdichtung auf der nassen Seite)

Fig. 4. Suction-water content relationship for Trisoplast for different initial states (DOP: compaction dry side of Proctor optimum, OP: Proctor Optimum, WOP: wet side of Proctor optimum)

$$\theta_w = \frac{\theta_s}{\left\{ \ln \left[ e + \left( \frac{s}{a} \right)^n \right] \right\}^m} \quad (1)$$

Die Materialparameter für Trisoplast ergeben sich in diesem Fall mittels nichtlinearer Regression zu  $\theta_s = 36,04 \%$ ;  $a = 18830 \text{ kPa}$ ;  $n = 0,39$ ; und  $m = 6,662$ .

Der zeitliche Verlauf des Sättigungsgrades ( $S_r$ ) in Bild 3 ergibt sich schließlich aus der Normalisierung des Zeitver-

laufs des volumetrischen Wassergehalts mit dem gesättigten volumetrischen Wassergehalt ( $\theta_s$ ):

$$S_r = \frac{\theta_w}{\theta_s} \quad (2)$$

Der Erdruhedruckbeiwert unter Annahme normalkonsolidierten Bodenverhaltens wurde in Laborversuchen mit  $K_o = 0,52$  ermittelt (Trisoplast, 2005) und entspricht dem Wert, der aus dem Winkel der inneren Reibung ( $\phi$ ) zu  $K_o = 1 - \sin\phi$  berechenbar ist. Ein zusätzlicher Erddruck aus der dynamischen Verdichtung beim Einbau der mineralischen Abdichtung wurde nicht berücksichtigt.

#### 4 Methode I: Ansatz unter Verwendung einer effektiven Spannungsgröße („Single effective stress approach“)

Die effektive Spannung ( $\sigma'$ ) für einen teilgesättigten Boden ergibt sich nach dem klassischen Ansatz von Bishop [2] zu:

$$\sigma' = (\sigma - u_a) + \chi s \quad (3)$$

In Gl. (3) bezeichnet  $(\sigma - u_a)$  die sogenannte Netto-Spannung,  $\chi$  ist ein Koeffizient und  $s$  die Kapillarspannung, welche in diesem Beitrag als die Differenz zwischen Porenluftdruck ( $u_a$ ) und -wasserdruck ( $u_w$ ) definiert ist ( $u_a - u_w$ ).

Der Koeffizient  $\chi$  ist im Allgemeinen eine Funktion der Sättigung des Bodens (und des Belastungspfad bzw. der Belastungsrichtung) und wird im Folgenden vereinfachend gemäß Gl. (4) angenommen:

$$\chi = f(S_r) = S_r \quad (4)$$

Die vertikalen und die horizontalen effektiven Spannungen (berechnete Zeitverläufe siehe Bild 5) werden gemäß den Gln. (5) und (6) definiert:

$$\sigma'_v = (\sigma_v - u_a) + S_r s \quad (5)$$

$$\sigma'_h = (\sigma_h - u_a) + S_r s = (K_o \sigma_v - u_a) + S_r s \quad (6)$$

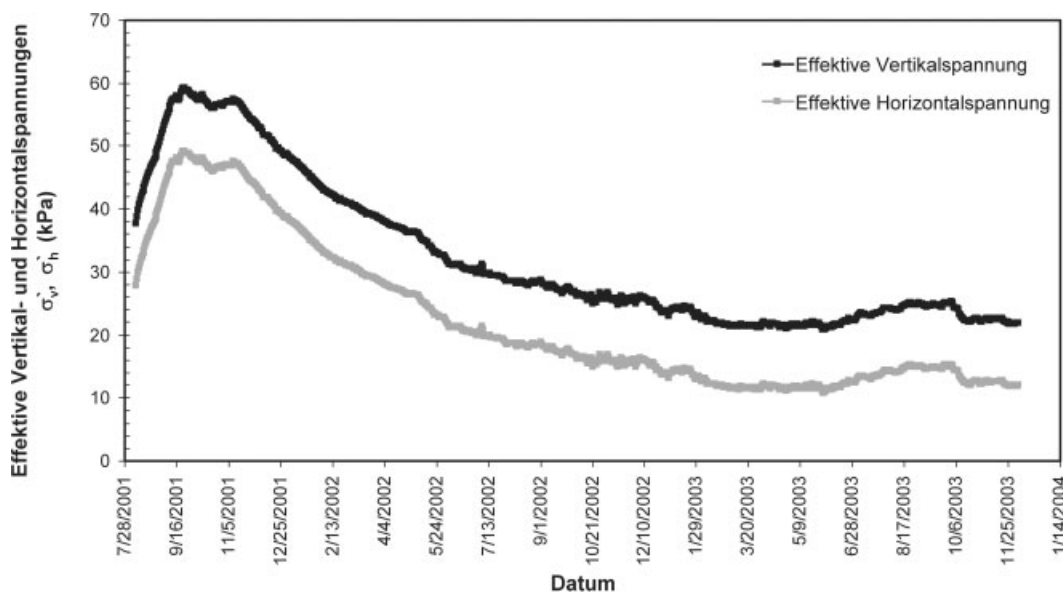


Bild 5. Berechnete Zeitverläufe der effektiven vertikalen und horizontalen Spannungen infolge zeitlicher Änderung der Kapillarspannung nach Methode I

Fig. 5. Calculated time series of effective vertical and horizontal stresses due to changes in capillary pressure (Method I)

Die Kapillarspannung wirkt als isotrope Spannungskomponente. Dadurch ergibt sich die zeitliche Änderung der effektiven Spannungen infolge einer Änderung der Kapillarspannung nach Gl. (7):

$$\Delta\sigma'_v = \Delta\sigma'_h = S_r\Delta s + s\Delta S_r \quad (7)$$

Für den Fall der eindimensionalen Kompression bei behinderter Seitendehnung (entsprechend unendlich ausgehnter Last) und linearem Bodenverhalten ergibt sich die vertikale Dehnung unter  $K_o$ -Bedingungen (ungerissener Zustand) zu:

$$\Delta\varepsilon_v = \Delta\varepsilon_{vol} = \frac{1}{E} \Delta \left\{ [(\sigma_v - u_a) + S_r s] - 2v [(\sigma_h - u_a) + S_r s] \right\} \quad (8)$$

In Gl. (8) bezeichnet E den Elastizitätsmodul des Bodens infolge einer Änderung der Netto-Spannung, und v ist die Querdehnungszahl des Bodens.

Die Entwicklung von (Vertikal-)Rissen in der mineralischen Abdichtung wird von der horizontalen Netto-Spannung kontrolliert. Wenn Risse auftreten, gilt in den zwischen den Rissen idealisierten Bodenblöcken nicht länger die  $K_o$ -Bedingung. Für den gerissenen Zustand ergibt sich aus diesem Grund die horizontale Netto-Spannung zu:

$$(\sigma_h - u_a) = \frac{v}{(1-v)} (\sigma_v - u_a) - \frac{(1-2v)}{(1-v)} S_r s \quad (9)$$

Die für diesen Zustand korrespondierenden vertikalen und horizontalen Dehnungen ergeben sich nach den Gln. (10) und (11) zu:

$$\Delta\varepsilon_v = \frac{1}{E} \Delta \left\{ [(\sigma_v - u_a) + S_r s] - 2v S_r s \right\} \quad (10)$$

$$\Delta\varepsilon_h = \frac{1}{E} \Delta \left\{ (1-v) S_r s - v [(\sigma_v - u_a) + S_r s] \right\} \quad (11)$$

### 5 Methode II: Ansatz unter Verwendung zweier unabhängiger Spannungszustandsgrößen („Independent Stress-State Variables Approach“)

Bei diesem Ansatz werden mit der Netto-Spannung und der Kapillarspannung zwei voneinander unabhängige Spannungszustandsgrößen verwendet und der Einfluss ihrer Änderung auf das Kompressionsverhaltens des Bodens separat berücksichtigt.

Für den Fall der  $K_o$ -Bedingung ergibt sich:

$$\Delta\varepsilon_v = \Delta\varepsilon_{vol} = \frac{(1+v)(1-2v)}{E(1-v)} \Delta(\sigma_v - u_a) + \frac{(1+v)}{H(1-v)} \Delta s \quad (12)$$

Die horizontale Netto-Spannung nach Auftreten von Rissen ist nach Gl. (13) definiert:

$$(\sigma_h - u_a) = \frac{v}{(1-v)} (\sigma_v - u_a) - \frac{E}{H(1-v)} s \quad (13)$$

In Gl. (13) bezeichnet H den Elastizitätsmodul des Bodens infolge einer ausschließlichen Änderung der Saugspannung.

Die Änderung der vertikalen und der horizontalen Dehnung infolge einer Änderung der Netto-Spannungen und der Saugspannungen ergeben sich nach den Gln. (14) und (15) zu:

$$\Delta\varepsilon_v = \frac{1}{E} \Delta \left\{ (\sigma_v - u_a) - 2v(\sigma_h - u_a) \right\} + \frac{1}{H} \Delta s \quad (14)$$

$$\Delta\varepsilon_h = \frac{1}{E} \Delta \left\{ (\sigma_h - u_a) - v[(\sigma_v - u_a) + (\sigma_h - u_a)] \right\} + \frac{1}{H} \Delta s \quad (15)$$

### 6 Ermittlung der Materialparameter für Methode I und II

Die Querdehnzahl (v) ergibt sich bei der Annahme linearen Verhaltens gemäß der Elastizitätstheorie zu:

$$v = \frac{K_o}{1 + K_o} = 0,34 \quad (16)$$

Der Elastizitätsmodul (E) bezüglich der mechanischen Belastung wird aus dem (elastischen) Ent- und Wiederbelastungspfad in einem Ödometerversuch am gesättigten Boden bestimmt. Nach der Elastizitätstheorie ergibt sich:

$$m_v = \frac{\Delta e}{(1 + e_o) \Delta \sigma'} = \frac{1}{E} \frac{(1+v)(1-2v)}{(1-v)} \quad (17)$$

In Gl. (17) bezeichnet  $m_v$  die volumetrische Kompressibilität aus dem Ödometerversuch.

Aus den Ergebnissen eines Ödometerversuchs (Bild 6) an einer gesättigten Probe, die auf der trockenen Seite bezüglich des Proctor-Optimums verdichtet wurde, ergibt sich ein Wert für  $m_v$  von  $1,798 \times 10^{-5} / \text{kPa}$ . Der korrespondierende Elastizitätsmodul E ergibt sich letztendlich zu 36134 kPa.

Der Wert für die Steifigkeit H unter Änderung der Kapillarspannung wird aus der e-log s-Beziehung während

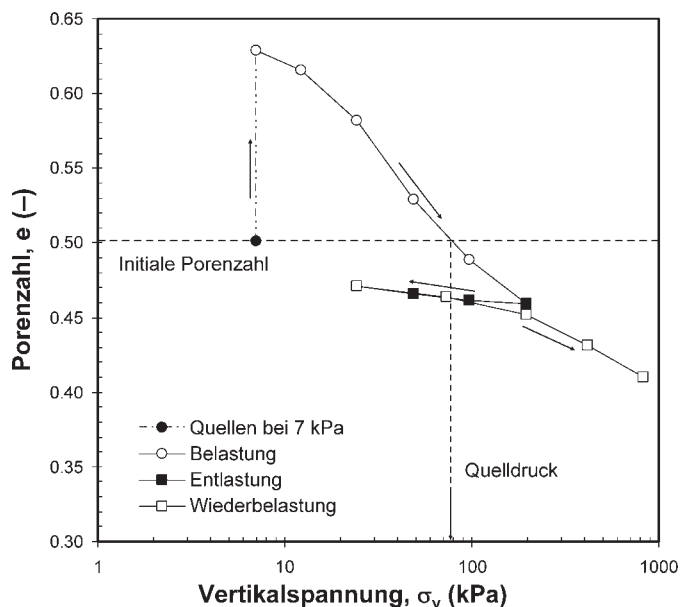


Bild 6. Ödometerversuch an Trisoplast (Verdichtung auf der trockenen Seite bezüglich des Proctor-Optimums)  
Fig. 6. Oedometer test results on Trisoplast (compaction on dry side of Proctor optimum)

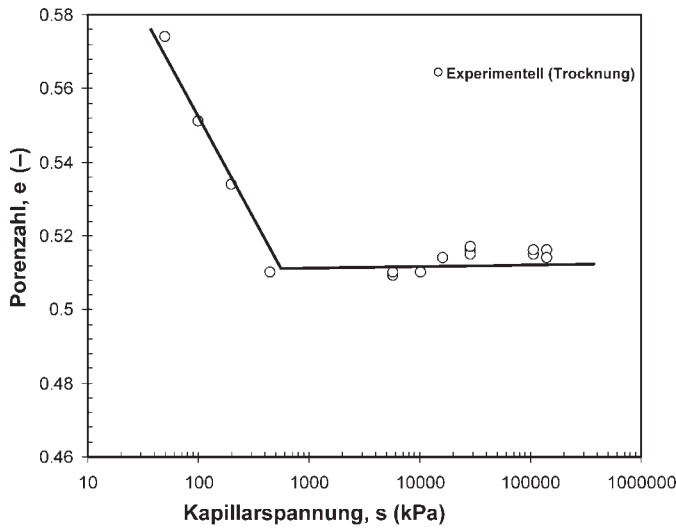


Bild 7. Änderung der Porenzahl mit Zunahme der Saugspannung für Trisoplast  
 Fig. 7. Change of void ratio with change of suction for Trisoplast

der Bestimmung der SWCC-Kurve berechnet. Die SWCC-Kurve wurde unter der Randbedingung der 3D-freien Verformung (Quellen/Schrumpfen) ermittelt. Es ergibt sich:

$$\Delta \epsilon_v = \Delta \epsilon_{vol} = C_t \Delta(\sigma_v - u_a) + C_a \Delta s$$

$$C_t = \frac{\Delta e}{(1 + e_o)} \frac{1}{\Delta(\sigma - u_a)}; \quad C_a = \frac{\Delta e}{(1 + e_o)} \frac{1}{\Delta s} \quad (18)$$

Wie in Bild 7 dargestellt ergibt sich der experimentelle Zusammenhang zwischen der Kapillarspannung und der Porenzahl aus dem Versuch zur Bestimmung der SWCC-Kurve (Trocknungspfad) für Trisoplast:

Weil keine Daten bezüglich des Volumenverhaltens für den Bewässerungspfad der SWCC-Kurve vorlagen, wurde Bild 7 zur Berechnung von  $C_a$  herangezogen. Es zeigt sich aus Bild 7, dass für Kapillarspannungen größer 500 kPa die Änderung der Porenzahl vernachlässigbar ist. Damit kann die Porenzahl-Kapillarspannungsbeziehung in der semi-logarithmischen Darstellung als eine bilineare Kurve approximiert werden. Für Kapillarspannungen größer 500 kPa wird die Porenzahl als konstant angenommen, für Kapillarspannungen kleiner 500 kPa wird eine lineare Abhängigkeit modelliert. Für eine Kapillarspannung von 50 kPa ergibt sich eine Porenzahl von 0,57, und für eine Kapillarspannung von 450 kPa ist die Porenzahl 0,51. Das führt zu einem Wert von  $C_a$  von  $1,017 \times 10^{-4} / \text{kPa}$ . Daraus ergibt sich ein Wert von H von 29500 kPa, da für die vorliegenden Randbedingungen  $C_a = 3/H$  gilt (Fredlund & Rahardjo, [3]).

**7 Berechnung der Setzungen und Verformungen**

**Methode I**

Nach dem Einbau wird die mineralische Abdichtung zunächst einer Änderung der vertikalen Netto-Spannung von Null auf 21 kPa (d. h.  $\Delta(\sigma_v - u_a) = 21 \text{ kPa}$ ) ausgesetzt. Damit verbunden ist eine Änderung der horizontalen Netto-Spannung von Null auf 11 kPa (d. h.  $\Delta(\sigma_h - u_a) = 11 \text{ kPa}$ ). Die Kapillarspannung ändert sich von anfangs 4418 kPa (berechnet aus der Wassergehalts-Kapillarspannungsbeziehung)

auf 20,1 kPa (Messwert des Tensiometers im Feldversuch) (d. h.  $\Delta(s) = -4398 \text{ kPa}$ ). Die Änderung der Sättigung ergibt sich aus der SWCC zu 59,1 %.

Die Berechnung der darauf zeitlich folgenden Änderungen der vertikalen und horizontalen Dehnungen erfolgte unter der Annahme, dass die vertikalen und horizontalen Netto-Spannungen über den Zeitverlauf konstant bleiben.

In Tabelle 1 sind die Berechnungsergebnisse für beide Randbedingungen (ohne Risse,  $K_o$ -Zustand; mit Rissen) zusammengefasst.

Tabelle 1. Initiale Dehnungen und Deformationen, berechnet nach Methode I

Table 1. Calculated initial strain and deformation (Method I)

	ohne Risse	mit Rissen
vertikale Dehnung, $\epsilon_v$ (%)	-3,25	-3,23
horizontale Dehnung, $\epsilon_h$ (%)	0	-3,30
vertikale Deformation, $d_v$ (cm)	-2,28	-2,26
horizontale Deformation, $d_h$ (cm/m)	0	-3,30

Anmerkung: negative Werte bezeichnen Expansion

**Methode II**

Im folgenden Abschnitt werden die Ergebnisse gemäß Methode I denen nach Methode II gegenübergestellt. Dadurch kann iterativ ein realistischer Wert für den E-Modul H abgeleitet werden. Der Wert für H wurde in einer ersten Näherung aus dem Trocknungspfad der SWCC bestimmt. Für den Bewässerungspfad sind aufgrund der Hysterese der SWCC signifikant niedrigere Werte von H zu erwarten. Bei Methode I wurde der Ent- bzw. Wiederbelastungspfad zur Berechnung von E benutzt.

Für den  $K_o$ -Zustand (keine Risse) zeigen die beiden Bilder 8 und 9 die nach den Methode I und II berechneten Setzungen infolge der zeitlichen Änderung der Saugspannung. Die Bilder 8 und 9 verdeutlichen, dass Methode I gegenüber Methode II zu erheblich größeren Setzungen führt.

In Bild 10 ist dargestellt, dass sich für eine Erhöhung von H um einen Faktor von 8 bis 10 sehr ähnliche Resultate für beide Methoden ergeben.

Aus diesem Grund wurden die folgenden Berechnungen mit einem kalibrierten Wert von H von  $9 \times 29500 \text{ kPa}$  (= 265500 kPa) durchgeführt. Für Methode II ergeben sich damit folgende die Werte nach Tabelle 2.

Tabelle 2. Berechnete initiale Dehnungen und Deformationen nach Methode II

Table 2. Calculated initial strain and deformation (Method II)

	ohne Risse	mit Rissen
Vertikale Dehnung, $\epsilon_v$ (%)	-3,33	-1,62
Horizontale Dehnung, $\epsilon_h$ (%)	0	-1,66
Vertikale Deformation, $d_v$ (cm)	-2,33	-1,34
Horizontale Deformation, $d_h$ (cm/m)	0	-1,66

Anmerkung: negative Werte bezeichnen Expansion

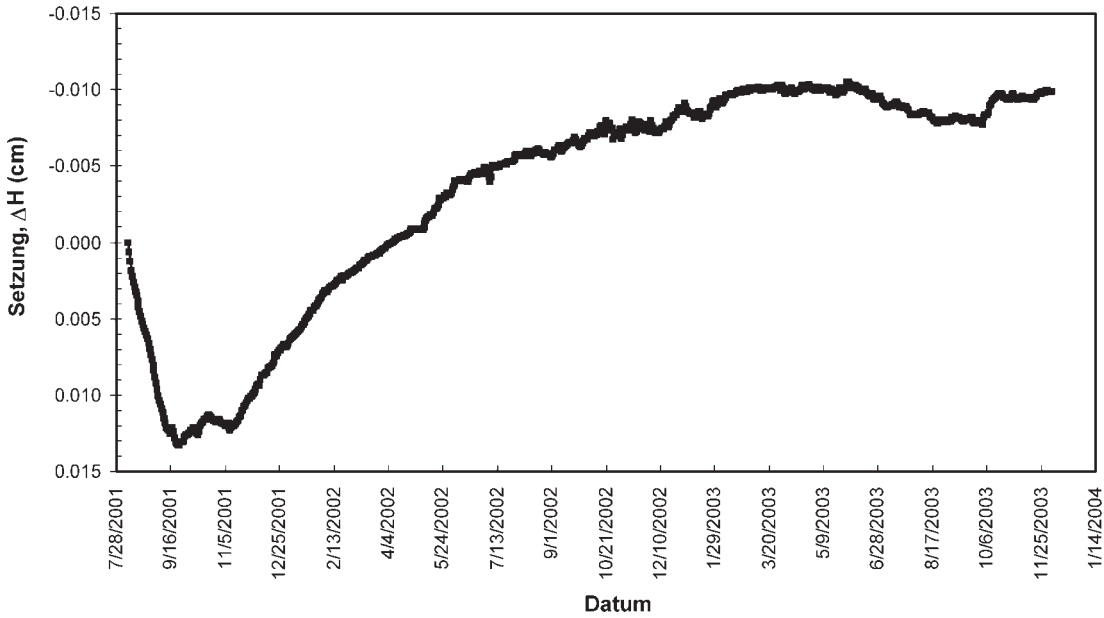


Bild 8. Berechnete Zeitsetzungen für den ungerissenen Zustand nach Methode I  
 Fig. 8. Calculated time settlements (without cracks) according to Method I

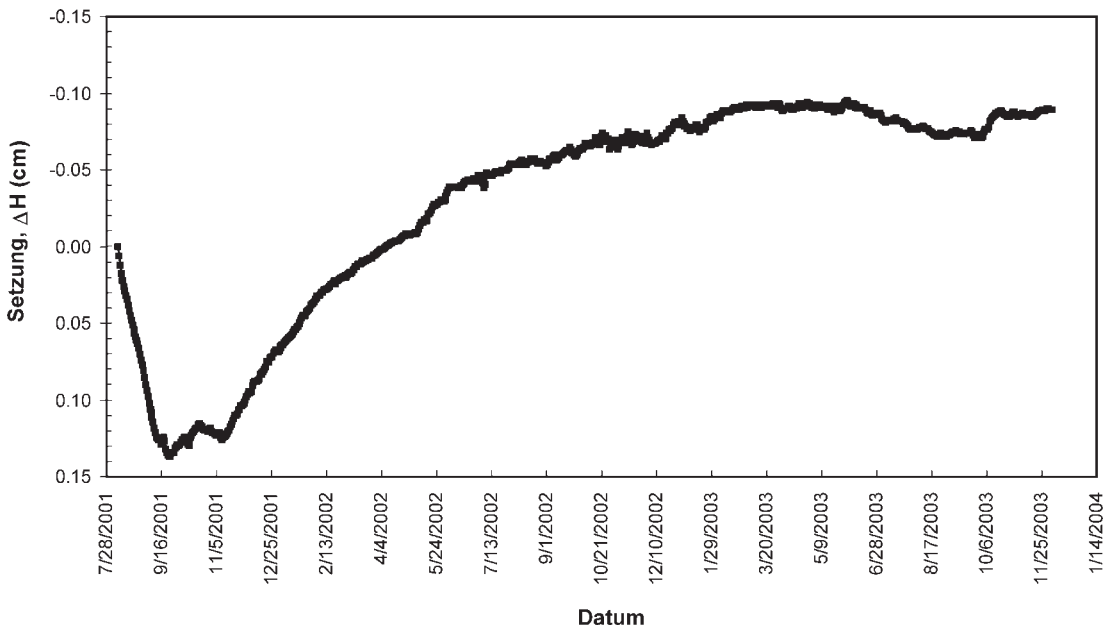


Bild 9. Berechnete Zeitsetzungen für den ungerissenen Zustand nach Methode II  
 Fig. 9. Calculated time settlements (without cracks) according to Method II

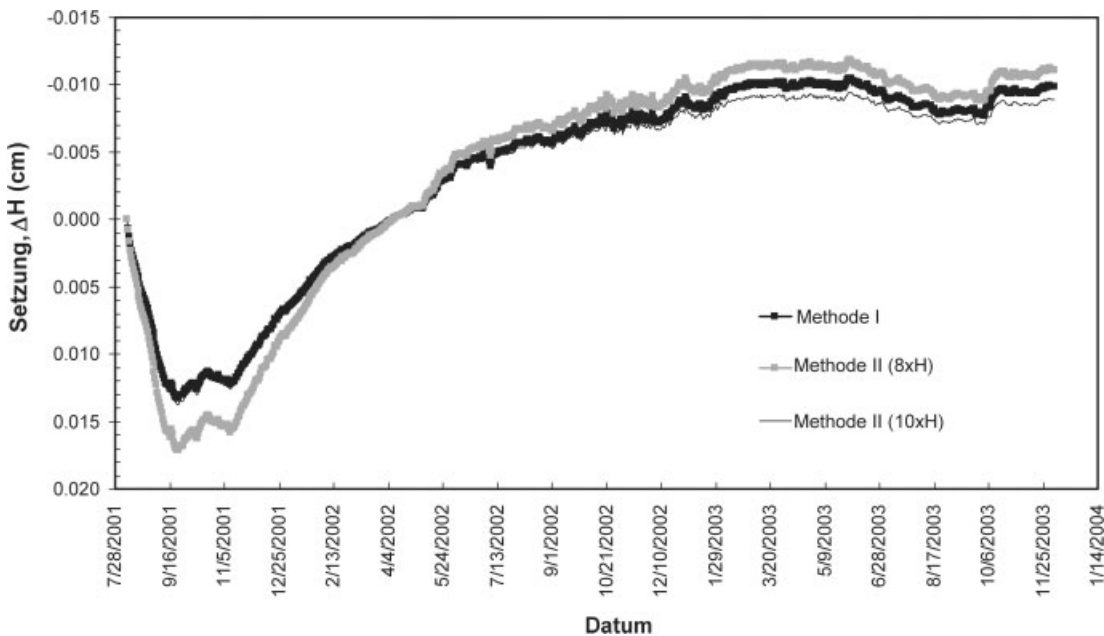


Bild 10. Vergleich Methode I und II für die Zeitsetzungen im ungerissenen Zustand  
 Fig. 10. Comparison of calculated time settlements (without cracks) according to Method I and II

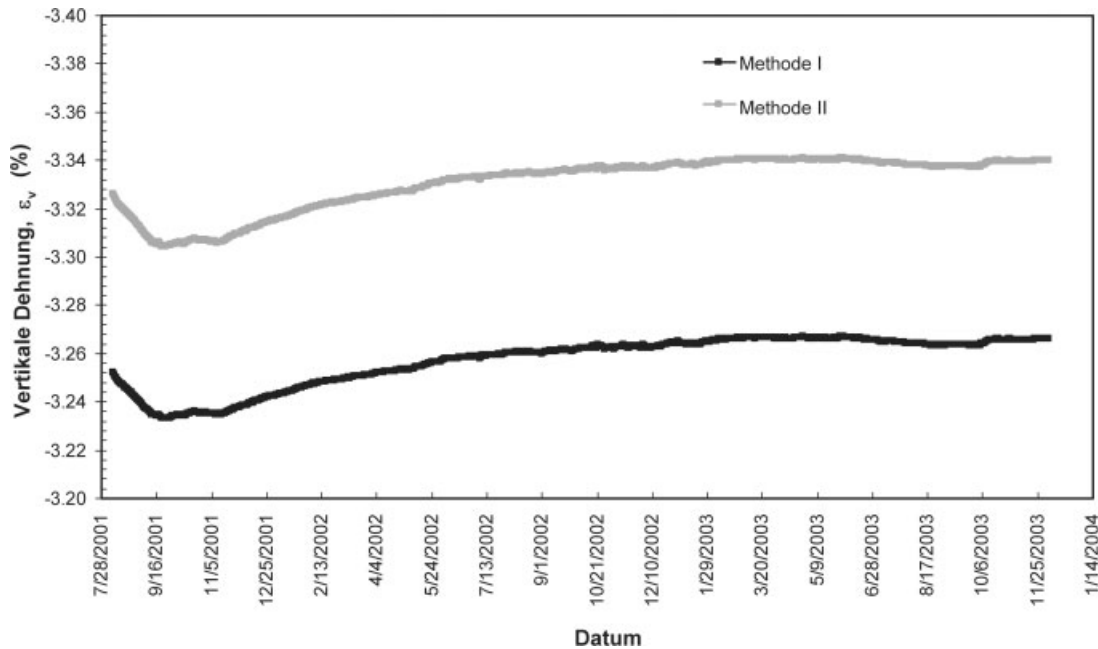


Bild 11. Berechneter Zeitverlauf der vertikalen Dehnungen nach Methode I und II  
 Fig. 11. Comparison of calculated vertical strain according to Method I and II

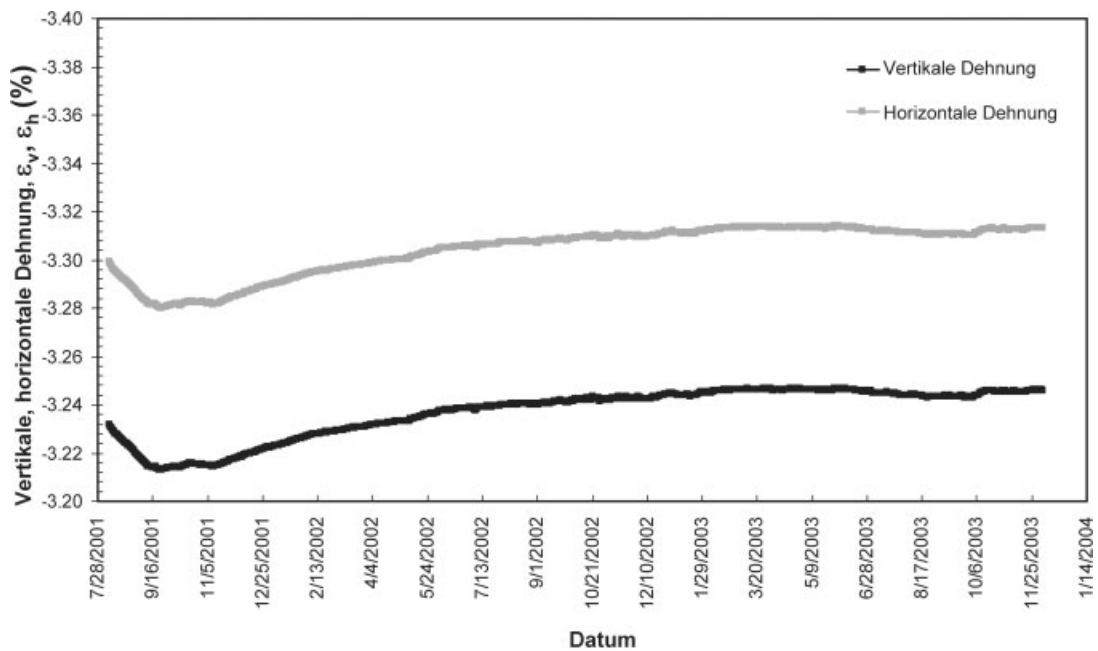


Bild 12. Berechneter Zeitverlauf der vertikalen und horizontalen Dehnungen für den gerissenen Zustand nach Methode I  
 Fig. 12. Calculated vertical and horizontal strain (with cracks) according to Method I

Bild 11 zeigt den resultierenden Zeitverlauf der vertikalen Dehnungen unter Annahme des ungerissenen  $K_0$ -Zustands für die Methoden I und II.

Die Bilder 12 und 13 stellen jeweils für eine Methode den Zeitverlauf der horizontalen und der vertikalen Dehnungen unter Annahme des gerissenen Zustands gegenüber.

### 8 Rissinitialisierung

Zur Abschätzung des Zeitpunkts des Auftretens erster Risse in der mineralischen Abdichtung (Rissinitialisierung) wird in diesem Beitrag folgendes Kriterium verwendet: Ist der

Wert der horizontalen Netto-Spannung größer als die Zugfestigkeit des Bodens, die selbst wiederum von der Kapillarspannung abhängt (siehe Schanz et al., 2004 und Bild 14), treten Risse auf. Die kritische Kapillarspannung ( $s_{cr}$ ), ab der Risse in der mineralischen Abdichtung auftreten können, wird durch einen Vergleich des Zeitverlaufs der horizontalen Netto-Spannung (siehe Bild 15) mit der Zugfestigkeit ermittelt. In diesem Beitrag wird vereinfachend die Zugfestigkeit ( $t_{max}$ ) als konstant angenommen ( $\approx 20$  kPa als Mittelwert).

Weitergehende Untersuchungen zur Abhängigkeit der Zugfestigkeit von der Kapillarspannung sind in einer nächsten Phase notwendig.

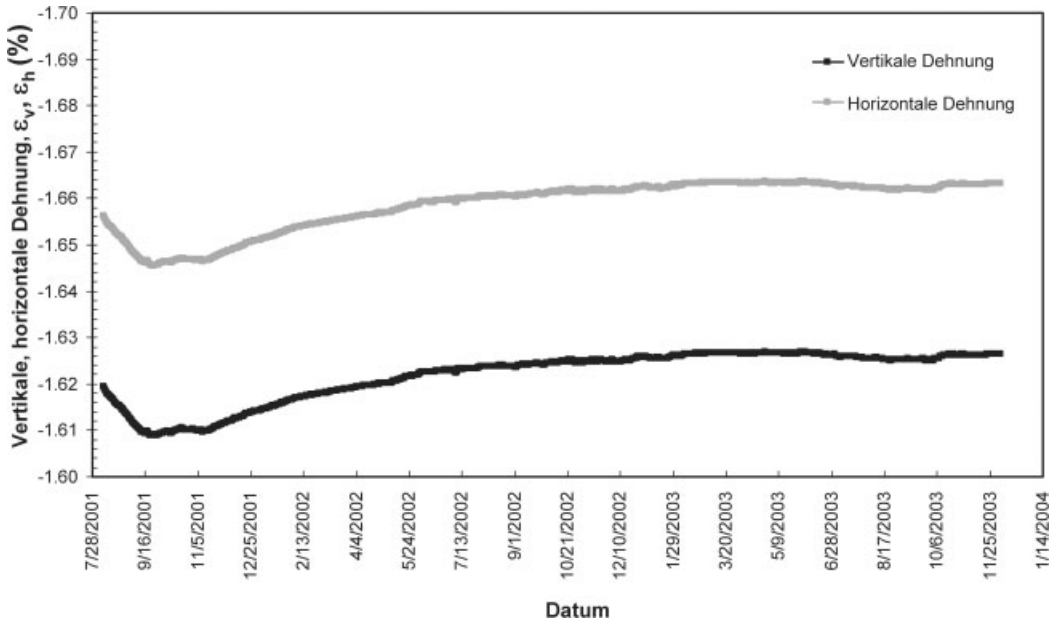


Bild 13. Berechneter Zeitverlauf der vertikalen und horizontalen Dehnungen für den gerissenen Zustand nach Methode II  
 Fig. 13. Calculated vertical and horizontal strain (with cracks) according to Method II

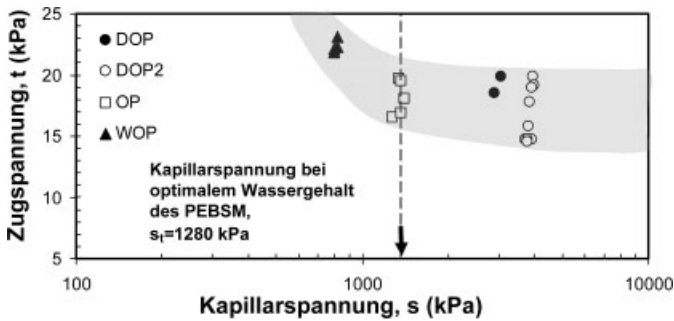


Bild 14. Experimentelle Ergebnisse bezüglich der Zugfestigkeit von Trisoplast in Abhängigkeit der Saugspannung und des Initialzustands ([6])  
 Fig. 14. Experimental results for tensile strength of Trisoplast as a function of suction and initial state ([6])

**Methode I**

Die kritische Saugspannung ( $s_{cr}$ ) ergibt sich aus:

$$s_{cr} = \left[ \frac{v}{(1-v)} (\sigma_v - u_a) - t_{max} \right] \frac{(1-v)}{(1-2v)} \frac{1}{S_r} \quad (19)$$

Da die Sättigung ( $S_r$ ) auch eine Funktion der Saugspannung ist, muss Gl. (19) iterativ gelöst werden. Die kritische Saugspannung ergibt sich dann zu 85 kPa, was mit einer Sättigung von 75 % korrespondiert.

**Methode II**

Die kritische Saugspannung ( $s_{cr}$ ) ergibt sich aus:

$$s_{cr} = \left[ \frac{v}{(1-v)} (\sigma_v - u_a) - t_{max} \right] \frac{H(1-v)}{E} \quad (20)$$

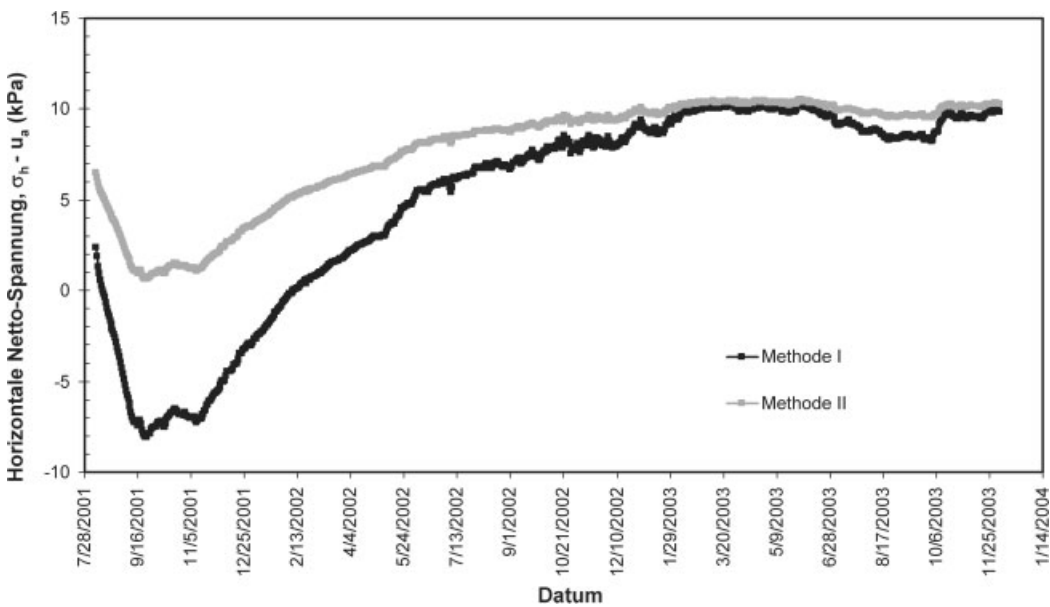


Bild 15. Berechnete horizontale Netto-Spannung in der Trisoplast-Schicht nach Methode I und II  
 Fig. 15. Calculated horizontal net stress in mineral layer according to Method I and II

Gl. (20) führt zu einer kritischen Saugspannung  $s_{cr}$  von 147 kPa, was mit einer Sättigung von 70 % korrespondiert.

## 9 Zusammenfassung

Im diesem Beitrag werden zwei Methoden zur Beschreibung des Verformungsverhaltens von mineralischen Abdichtungen im Deponiebau unter gekoppelter hydraulisch-mechanischer Beanspruchung vorgeschlagen. Diese beiden Methoden werden exemplarisch in ihrer Anwendung auf das Testfeld einer mineralischen Abdichtung aus einer polymerverbesserten Sand-Bentonit-Mischung angewendet.

Durch den Vergleich der effektiven Horizontalspannung mit der kapillarspannungsabhängigen Zugfestigkeit kann eine für die Rissinitialisierung kritische Saugspannung ermittelt werden. Das vorgeschlagene Kriterium zur Rissinitialisierung kann, abhängig von den jeweiligen hydraulisch-mechanischen Materialparametern, in einem einfachen Bemessungsdiagramm entsprechend Bild 16 aufbereitet werden.

Aus Bild 16 kann in Abhängigkeit der Überlagerungsspannung die für die Rissinitialisierung erforderliche Kapillarspannung ermittelt werden.

Gemäß dem Verformungsnachweis entsprechend der GDA-Empfehlung (GDA, 1997) ergibt sich der zulässige Krümmungsradius  $R_1$  aus der Schichtmächtigkeit  $d$  und der maximalen Randfaserdehnung  $\epsilon_{rF}$  zu:

$$\text{zul } R_1 = \frac{2d}{3\epsilon_{rF}} = \frac{2d}{3(\epsilon_{zq}(\theta) - \epsilon_h(\theta))} \quad (21)$$

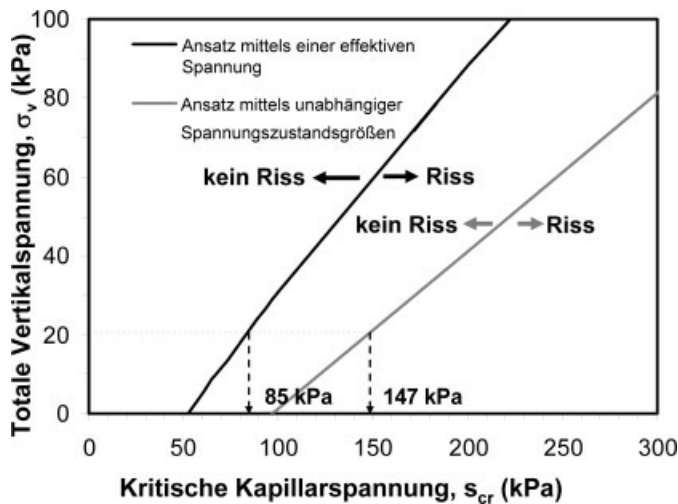


Bild 16. Zusammenhang zwischen der kritischen Kapillarspannung zur Rissinitialisierung und der Überlagerungsspannung nach Methode I und II

Fig. 16. Relation between critical suction and overburden stress for crack initialisation

$\epsilon_h(\theta)$  in Gl. (21) berechnet sich entsprechend Methode I oder II nach den Gln. (11) bzw. (15), und  $\epsilon_{zq}(\theta)$  ist die Grenzzugdehnung aus dem Zugversuch. Somit ergibt sich aus Gl. (21) ein zulässiger Krümmungsradius, der sowohl die mechanische Belastung als auch die zeitabhängige Änderung des Wassergehalts ( $\theta$ ) in der mineralischen Abdichtung berücksichtigt.

Das in diesem Beitrag prinzipiell vorgestellte und exemplarisch auf einen Feldversuch angewandte Konzept muss in Zukunft unter den folgenden Gesichtspunkten weiterentwickelt werden:

1. Berücksichtigung der Abhängigkeit der Steifigkeit  $H$  unter hydraulischer Beanspruchung (Änderung der Saugspannung) vom Belastungspfad bzw. der Belastungsrichtung
2. Berücksichtigung von „Scanning-Pfaden“ in den hydraulischen Materialfunktionen
3. realistische Erfassung der Zugfestigkeit in Funktion der Zustandsgrößen Porenzahl, effektives Spannungsniveau und Saugspannung

Das vorgeschlagene Konzept erlaubt eine zukünftige „einfach“ realisierbare Überwachung von mineralischen Abdichtungen bezüglich ihrer Rissgefährdung.

## Literatur

- [1] Agus, S. S., Arifin, Y. F., Schanz, T.: Hydro-mechanical characteristics of a polymer-enhanced bentonite-sand mixture for landfill applications, in: International Workshop: Hydro-Physico-Mechanics of Landfills, Vol. 1 (2005), LIRIGM, Grenoble 1 University, France, pp. 32–38.
- [2] Bishop, A. W.: The principle of effective stress, Teknisk Ukeblad 106 (1959), 859–863.
- [3] Fredlund, D. G., Rahardjo, H.: Soil mechanics for unsaturated soils, John Wiley and Sons, New York 1993.
- [4] Fredlund, D. G., Xing, A.: Equation for the soil-water characteristic curve, Canadian Geotechnical Journal, 31 (1994), 521–532.
- [5] GDA-Empfehlungen: Geotechnik der Deponien und Altlasten, E2.13: Verformungsnachweis für mineralische Abdichtungsschichten, 3. Auflage, Berlin: Ernst & Sohn 1997, 135–139.
- [6] Schanz, T., Agus, S. S., Tscheschlok, G.: Hydraulisch-mechanische Eigenschaften einer polymerverbesserten Sand-Bentonit-Mischung beim Einsatz im Deponiebau, Geotechnik 27 (2004), H. 4, 344–355.
- [7] Trisoplast „Testfeld Rothenbach“, (2005), interner Bericht, siehe auch [www.trisoplast.de](http://www.trisoplast.de).

## Autor dieses Beitrages:

Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Tom Schanz, Professur Bodenmechanik, Fakultät Bauingenieurwesen, Bauhaus-Universität Weimar, Coudraystraße 11c, 99423 Weimar